

вид домов, они могут быть приспособлены для нужд временного проживания – различного рода студенческие и рабочие общежития, гостиницы, апартаменты, использоваться в качестве отселенческого фонда и т.п. Анализ показывает, что районы массовой застройки в Багдаде не пользуются популярностью у населения – потенциальных покупателей квартир сегодня вследствие их относительного невысокого рейтинга в городе и в перспективе не станут более привлекательными для частных инвесторов. А это говорит о том, что неизбежная модернизация этих территорий будет носить для города затратный характер.

Способы финансового обеспечения модернизации жилого фонда и территорий 5-этажной застройки 60-90-х годов могут быть различными. Это и разного рода целевое кредитование населения (под 2-3% годовых) и передача инвестору в пакете площадок под доходное жилье.

1. Хайят Дж. Иракская деревня. – М., 1953. – 189 с.
2. Дементьев И.А. Иракская республика. – М., 1961. – 158 с.
3. Шумов С.А., Андреев А.Р. Ирак: история, народ, культура. Документальное историческое исследование. – М.: Монолит - Евролинц - Традиция, 2002. – 232 с.
4. Пак П.М. Ирак: история и современность. – М., 1981. – 133 с.
5. Милованов И.В., Сейфуль-Мулюков Ф.М. Ирак вчера и сегодня. – М., 1959. – 115 с.
6. Данциг Б.М. Ирак в прошлом и настоящем. – М., 1960. – 68 с.

Получено 07.07.2009

УДК 624.012 : 620.17

Н.В.ГРИНЕВА, канд. техн. наук

Харьковская национальная академия городского хозяйства

ЗНАЧЕНИЕ КРИВЫХ ВТОРОГО ПОРЯДКА ПРИ ФОРМИРОВАНИИ ТЕОРЕТИЧЕСКОГО АППАРАТА СЛОЖНО-НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ КОНСТРУКЦИЙ

Исследуются значения коэффициента внутреннего трения f , который обуславливает угол φ критической поверхности при разрушении срезом в железобетонных конструкциях, армированных сетками при центральном сжатии. В результате исследования удалось получить теоретические зависимости, которые можно описать кривыми второго порядка.

Досліджуються значення коефіцієнту внутрішнього тертя f , який обумовлює кут φ критичної поверхні при руйнуванні зрізом у залізобетонних конструкціях, армованих сітками при центральному стисненні. Внаслідок дослідження вдалося отримати теоретичні залежності, які можна описати кривими другого порядку.

The article deals with investigating of the meaning of coefficient of inner friction f , which stipulates angle φ of the critical surface as a result of destroying by cutting of reinforced concrete constructions armed with nets under the condition of central pressure. As the

result of the research the theoretical dependences are elicited which can be described by curves of the second order.

Ключевые слова: сложно-напряженное состояние, гиперболическая зависимость, круги О.Мора, кривые второго порядка, коэффициент внутреннего трения.

Продолжая проблему о косвенном армировании железобетонных конструкций, начатую в работе [1], можно отметить, что рассматривая характер разрушения бетонных и железобетонных конструкций с сетчатым армированием при центральном сжатии, со всей четкостью выявляется общая форма разрушения путем образования наклонной трещины, причем наклон развивающейся затем поверхности разрушения почти не зависит от вида бетона и процентного содержания косвенно-го армирования.

В исключительных случаях, при особо тщательном центрировании и высокой однородности бетона, можно наблюдать разрушение путем образования двух сходящихся вершинами пирамид. В обоих случаях общая площадь поверхности разрушения остается той же.

Большинство исследователей объясняют этот вид разрушения нарушением сопротивления материала сразу при наличии нормальных напряжений на поверхности разрушения, предлагая зависимость

$$\tau_{\varphi} = T + f\sigma_{\varphi} , \quad (1)$$

где τ_{φ} – разрушающее касательное напряжение на поверхности среза, расположенное под углом φ к вертикальной оси элемента; T – сопротивление чистому срезу; σ_{φ} – нормальные напряжения по поверхности среза, образующиеся от воздействия осевого вертикального усилия и усилий бокового обжатия; f – коэффициент влияния нормальных напряжений на увеличение сопротивления срезу.

В некоторых работах этому коэффициенту присваивалось название коэффициента внутреннего трения, однако для твердого (а не сыпучего) материала это название следует признать неудачным.

Приведенная выше формула Кулона (1) при постоянном значении коэффициента влияния f использовалась довольно часто в исследованиях в качестве критерия прочности. В этом отношении весьма интересны соображения, высказанные в классических работах Я.В.Столярова [6], О.Я.Берга [2], Р.Залигера [5], в которых дается теоретическое объяснение наблюдаемых форм разрушения по косому сечению от явления среза. Особое внимание было уделено определению количественного значения коэффициента f . Отметим, что по Дюран Клею [7] это значение принималось равным 0,75. Опытами К.П.Веригина [3] было показано, что эта величина для бетонов не является постоянной.

Это же подтверждается другими исследованиями. На современном этапе такие исследования не проводились. Исследованиями проф. Я.В.Столярова [6] было установлено, что коэффициент влияния обуславливает не только призменную прочность бетона, но и определяет расположение наклонной поверхности разрушения.

При этом, для различных видов бетона, угол плоскости разрушения, как показывают многочисленные опыты, меняется в весьма узких пределах от 26° до 30° , хотя коэффициент влияния при этом меняется в пределах от $f = 0,6$ до $f = 1,0$.

В работе проф. Я.В.Столярова [6] приводится теоретическая зависимость между этими величинами для случаев осевого обжатия, которая имеет вид:

$$f = \operatorname{ctg} 2 \varphi; \operatorname{ctg} j = f + \sqrt{(f^2 + 1)}.$$

Эта же зависимость была получена в работе Н.Ф.Давыдова и О.М.Донченко [4] на основании другого подхода – путем определения расположения наклонной поверхности (сечения), обладающего наименьшим значением разрушающего усилия.

Строгое решение задачи распределения напряжений в бетоне при наличии сетчатого армирования можно получить путем привлечения общих положений теории упругости, рассматривая воздействие сетчатого армирования в виде обжимающих усилий, действующих в плоскости расположения сеток.

Однако, такой подход приводит к весьма сложным зависимостям.

Нами предлагается эффект влияния сетчатого армирования представить в виде эквивалентных усилий, равномерно распределенных по контуру сечения, в котором расположена сетчатая арматура (с использованием кривых второго порядка).

Таким образом, рассматривая вопрос несущей способности бетона с сетчатым армированием, сдерживающим развитие поперечных деформаций, отдалается момент образования наклонной поверхности разрушения. Представляется логичным для анализа принять следующую модель деформативно-напряженного состояния, непосредственно предшествовавшего моменту разрушения. Общее усилие стержней сетки одного направления, определяемое условием достижения арматурой предела текучести, рассматривается как равномерно распределенное усилие по периметру поперечного сечения. Эти усилия распределяются неравномерно по высоте боковых поверхностей между смежными сетками.

При относительно близком расстоянии между сетками по высоте элемента характер распределения напряжений бокового обжатия при-

ближается к равномерному. По мере увеличения расстояния между сетками S , боковые усилия обжатия, обусловленные сдерживающим влиянием косвенной арматуры на развитие поперечных деформаций в соответствии с законами теории упругости распределяются все более неравномерно, с концентрацией их в зоне расположения сеток. В случае если расстояние между сетками будет превышать двойное - тройное значение поперечника ($S \geq 2d \div 3d$), то средняя зона участка между сетками остается обжатой весьма незначительно, что приводит к разрушению элемента как для неармированного бетона. Указанное приводит к необходимости привлечь понятие эквивалентного значения бокового обжатия – условно равномерно распределенного по всей боковой поверхности, интенсивность которого убывает по мере расстояния между сетками.

Это условие удобно записать в следующей форме:

$$\sigma_s = \sigma_0 [1 + (S / 3d)^2].$$

Здесь σ_0 – условное равномерно распределенное обжатие, создаваемое сетчатым армированием, $\sigma_0 = n f_a \sigma_T / dS$, где n – количество стержней одного направления с поперечным сечением f_a ; S – шаг сеток по высоте элемента; d – меньшая сторона поперечного сечения элемента.

Переходя к рассмотрению расчетной модели в виде объемно-равномерно обжатого элемента с нормальным напряжением σ_1 (которое в предельном состоянии достигает разрушающего значения R^*) и боковым давлением интенсивностью σ_s , выясним расположение критической поверхности разрушения как для плоско-напряженного состояния, что непосредственно, как известно, связано с понятием кругов напряжений О.Мора (рис.1).

Решение этой задачи приводит к следующим зависимостям.

Нормальные напряжения в наклонной плоскости под углом φ

$$\sigma_\varphi = \sigma_\varphi^P + \sigma_\varphi^Q = \sigma_1 \sin^2 \varphi + \sigma_s \cos^2 \varphi.$$

Касательные напряжения (действующие)

$$\tau_\varphi = \tau_\varphi^P = \tau_\varphi^Q = (\sigma_1 - \sigma_s) \sin \varphi \cos \varphi = [(\sigma_1 - \sigma_s) / 2] \sin 2 \varphi,$$

где P и Q – равнодействующие нормальных и боковых усилий.

Сопротивление разрушению по наклонному сечению запишется в виде:

$$\begin{aligned} \sum \tau_{\text{раз}} &= T + f (\sigma_\varphi^P + \sigma_\varphi^Q) = T + f (\sigma_1 \sin^2 \varphi + \sigma_s \cos^2 \varphi) = \\ &= T + f [\sigma_1 \sin^2 \varphi + \sigma_s (1 - \sin^2 \varphi)] = T + f [(\sigma_1 - \sigma_s) \sin^2 \varphi + \sigma_s] = \end{aligned}$$

$$= T + f \sigma_3 + f (\sigma_1 - \sigma_3) \sin^2 \varphi .$$

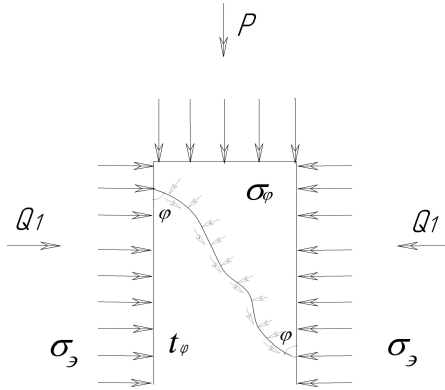


Рис. 1 – Вид разрушения по наклонной поверхности

Характер изменения действующих (активных) касательных напряжений в зависимости от угла расположения наклонного сечения и напряжений сопротивления имеет следующий вид (рис.2). Это кривые второго порядка.

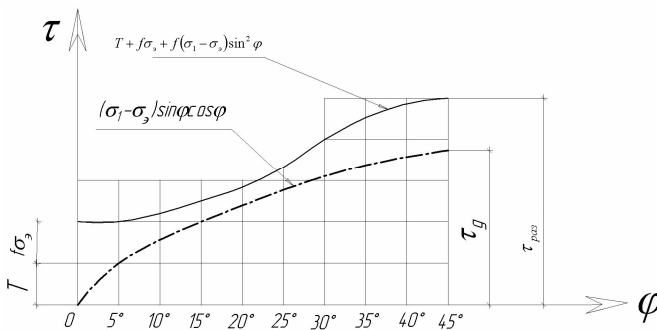


Рис.2 – Кривые второго порядка действующих направлений по косым сечениям

При увеличении нормальных напряжений σ_1 как напряжения действующие τ_g , так и напряжения сопротивления $\tau_{раз}$ будут возрастать, однако не пропорционально. К моменту исчерпания несущей способности будет иметь место соприкосновения обеих кривых, т.е.

$$\tau_g = \tau_{\text{раз}} \quad \text{и} \quad \frac{d\tau_g}{dj} = \frac{d\tau_{\text{раз}}}{dj}.$$

Для определения критического угла φ_k достаточно воспользоваться условием равенства производных

$$(\sigma_1 - \sigma_3)(\cos^2 \varphi - \sin^2 \varphi) = (\sigma_1 - \sigma_3)2f \sin \varphi \cos \varphi.$$

$$\text{Отсюда} \quad \cos 2\varphi = f \sin 2\varphi, \quad f = \frac{\cos 2\varphi}{\sin 2\varphi} = \text{ctg} 2\varphi = \frac{\text{ctg}^2 \varphi - 1}{2 \text{ctg} \varphi},$$

т.е. $\text{ctg}^2 \varphi - 2f \text{ctg} \varphi - 1 = 0$ и, следовательно, $\text{ctg} \varphi = f + \sqrt{f^2 + 1}$.

Таким образом зависимость между критическим углом φ_k и коэффициентом влияния f при плоско-напряженном состоянии остается без изменения как для одноосного сжатия.

Характер изменения этих величин виден из табл.1.

Таблица 1 – Значение критического угла φ

f	0,50	0,55	0,60	0,65	0,70	0,75	0,80	0,85	0,90	0,95	1,00
ctg φ	0,62	0,59	0,57	0,54	0,52	0,50	0,48	0,46	0,44	0,43	0,42
φ	31°50′	30°30′	29°40′	28°20′	27°30′	26°30′	25°40′	24°40′	23°50′	23°20′	22°50′

При коэффициенте f , стремящемся к нулю (случай достижения предела текучести стали), критический угол делается равным 45°, что соответствует направлению образующихся линий Чернова. Наблюдаемые при осевом сжатии, а также при объемно-напряженном состоянии разрушения бетона по наклонным поверхностям характеризуются весьма незначительными величинами угла наклона критических поверхностей.

Этот угол практически колеблется в пределах 25°÷28°, что соответствует коэффициенту $f = 0,675 \div 0,781$. Большее значение относится к случаю незначительных величин бокового обжатия и к осевому сжатию. По мере увеличения интенсивности бокового обжатия критический угол приближается к 28° при боковом обжатии, равном призменной прочности бетона.

В соответствии с теорией прочности О.Мора критический угол графически изображается углом φ , составленным прямой R^* с осью σ (рис.1).

Значение этого угла при огибающей в виде гиперболы составляет

$$\text{tg} \varphi = \tau_k / R^* - \sigma_k.$$

Используя приведенные выше зависимости σ_k и τ_k , можно определить второй параметр α гиперболической зависимости принимаемой в качестве огибающей на основании величины критического угла φ_k или коэффициента влияния f .

Если, в частности, принять бетон марки 100 при $C = \frac{R_c - 60}{R_p 7,2} = 8$, то в зависимости от величины бокового обжатия

$\sigma_3 = n R_p$ получим следующие значения критических углов (табл.2).

Таблица 2 – Коэффициент влияния и критические углы

n	0	1	2	3	4	5	8
f	0,79	0,72	0,7	0,68	0,675	0,67	0,66
φ	25,5	27	27,35	27,655	28	28,5	28,15
tg φ	0,484	0,51	0,522	0,53	0,6532	0,534	0,537

Практически при сетчатом армировании применяются относительно невысокие значения процента армирования (не более 2÷3%), которые обуславливают эквивалентное боковое обжатие, порядка 2÷3 R_p . Если согласно вышеизложенному за основу принять усредненное значение коэффициента влияния нормальных напряжений на сопротивление срезу, то, используя основные зависимости, вытекающие из теории О.Мора при огибающей в виде гиперболы, представляется возможным определить второй параметр гиперболы α , соответствующий механическим особенностям бетона (более подробно см. [1]).

Написание зависимости параметра α , зависящего от многочисленных факторов (R_c , R_p , σ_3 , f), в явном виде является затруднительным, поэтому для определения значения α прибегаем к итерационному методу. При этом оказывается, что все зависимости, если при-

нять $f = 0,70$, т.е. $\text{tg} \varphi = \frac{1}{0,7 + \sqrt{1 + 0,7}} = 0,52$, что соответствует

$\varphi = 27^\circ 30'$, тождественно удовлетворяются при $\alpha = 0,65$.

Таким образом, принимая в качестве огибающей кругов О.Мора гиперболу (кривая второго порядка), определяем ее два параметра P и α из условия общей касательной к кругу сжатия и условия опытного значения критического угла и соответствующего ему коэффициента влияния $f = 0,70$.

Проверочные расчеты при других значениях коэффициента влияния (например, для случая когда $\sigma_3 = c R_p = R_c$) показали, что пара-

метр $\alpha = 0,65$ с достаточной степенью точности описывает сопротивление плоско напряженного состояния.

Таким образом, для теоретического обоснования значений параметров огибающей в виде гиперболы [1] целесообразно привлечь третью характеристику материала, а именно значение коэффициента внутреннего трения f , который обуславливает угол критической поверхности при разрушении срезом в железобетонных конструкциях, армированных сетками, при центральном сжатии. Полученные теоретические зависимости могут быть описаны достаточно точно кривыми второго порядка.

1.Гринева Н.В., Мандриченко Е.Е. Значение альтернативных кривых при формировании теории прочности Мора применительно к хрупким материалам // Коммунальное хозяйство городов: Науч.-техн. сб. Вып.84. – К.: Техніка, 2008. – С.53-59.

2.Берг О.Я. Физические основы теории прочности бетона и железобетона. – М.: Гостройиздат, 1962. – 95 с.

3.Веригин К.П. Сопротивление бетона разрушению при одноосном и двухосном напряженном состоянии // Структура, прочность и деформации бетонов. – М.: Стройиздат, 1986. – С.95-108.

4.Давыдов Н.Ф., Донченко О.М. Экспериментально-теоретическое исследование сопротивления бетона при внецентренном и местном сжатии // Железобетонные конструкции. – Харьков, 1974. – №1 (30). – С.59-79.

5.Залигер Р. Железобетон, его расчет и проектирование. – М.: Гостехиздат, 1927. – 291 с.

6.Столяров Я.В. Введение в теорию железобетона. – М.: Стройиздат, 1941. – 447 с.

7.Durand Claye. E'tude experimentable du ciment arme. 1949. – 249 s.

Получено 15.09.2009

УДК 621.983

М.М.МОРОЗ, канд. техн. наук

Кременчужский державний університет ім. Михайла Остроградського

ЗАГАЛЬНИЙ ПІДХІД ДО ОПТИМІЗАЦІЇ ТЕХНОЛОГІЇ ФОРМУВАННЯ МЕТАЛІЧНИХ ЛИСТОВИХ БУДІВЕЛЬНИХ МАТЕРІАЛІВ

Розглянуто технологічний процес розрізання листового металу як множини технологічних процесів, розподілену на підмножини. Запропоновано класифікацію технологічних процесів заготовчого виробництва та критерій оптимальності з метою пошуку оптимального технологічного процесу виробництва листових заготовок.

Рассмотрен технологический процесс разрезания листового металла как множества технологических процессов, разбитых на подмножества. Предложена классификация технологических процессов заготовочного производства и критерий оптимальности с целью поиска оптимального технологического процесса производства листовых заготовок.